УДК 621.38

В.Н.АНАНЧЕНКО, А.И.АНАНЧЕНКО, И.К.ЦЫБРИЙ, В.В.ГОЛОВКИН

МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИКИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ КРИВОЛИНЕЙНОГО ПРОФИЛЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

В статье приведены результаты построения математической модели процесса формообразования криволинейного профиля при шлифовании как динамической преобразующей системы с учетом нелинейности операторов преобразования и нестационарных случайных воздействий.
Ключевые слова: *математическая модель, динамика формообразования, имитационное моделирование.*

Введение. Конечной целью точностного анализа обработки является синтез оптимальной стратегии управления технологическим процессом, учитывающей производительность при заданной или максимально достижимой точности, и реализация управления на конкретном технологическом оборудовании. При решении этой задачи возникает необходимость построения математической модели реального технологического процесса, количественно связывающей выходные переменные: погрешности размера, формы и т.д. - с такими входными конструктивными и технологическими факторами, как номинальный профиль, режим обработки, припуск и твердость заготовки, износ шлифовального круга, силовые и температурные деформации и другие [1,2].

Обоснование класса модели. Известны различные подходы к выбору класса модели. Так, при анализе точности массового производства распространены регрессионные модели, статистически связывающие причины погрешностей - входные факторы со следствиями - соответствующими отклонениями размеров [3,4]. Однако эти модели лишь формально отражают реальные процессы, происходящие при обработке, отвлекаясь от конкретного механизма влияния входных и управляющих переменных на составляющие суммарной погрешности обработки. Они работоспособны при анализе массового производства с циклом обработки отдельной детали, значительно меньшим постоянной времени тепловых, силовых деформаций, износа и изменения режущих свойств шлифовального круга и других динамических процессов в системе.

В связи с этим целесообразно построение математической модели процесса обработки как динамической преобразующей системы. В работах [5-7] развиты методы идентификации, основанные на экспериментальном изучении и сопоставлении входных и выходных переменных. Связь между векторами выходной $y(t) = \{y_1(t),..., y_n(t)\}$ и входной $U(t) = \{U_1(t),..., U_m(t)\}$ функциями определяется линейным интегральным оператором

$$y(t) = \int_0^t G(t,\tau)U(t)dt, \qquad (1)$$

где $G(t,\tau)$ - матрица весовых функций многомерной линейной системы, имеющей m входов и n выходов, с компонентами $g_{kh}(t,\tau)$, (k = 1, …, n; h = 1, …, m).

При синхронно полученных реализациях входных и выходных переменных оценки весовых функций $G(t,\tau)$ получаются на основе решения интегрального уравнения (1). Рассматриваемый метод целесообразно применять для количественной оценки и установления функциональных связей при исследовании точности формообразования стационарных и стационарно-связанных процессов обработки. Метод имеет ограничения при идентификации динамической системы процесса контурного шлифования. Эти ограничения заключаются в том, что при подборе вида весовой функции не выделяются динамические характеристики отдельных структурных звеньев преобразующей системы, выходные и входные случайные функции предполагаются стационарными и стационарно-связанными и обладающими эргодическими свойствами. Кроме этого, осуществляемая линеаризация нелинейностей приводит к изменению весовой функции системы при различных входных и управляющих воздействиях [8].

Производство крупногабаритных сложнопрофильных деталей, являясь многономенклатурным единичным или мелкосерийным, характеризуется циклом обработки, значительно превышающим постоянные времени динамической преобразующей системы технологического процесса. Это вызывает необходимость разработки и применения качественно новых методик построения динамической системы технологического процесса обработки криволинейных поверхностей с учетом нелинейности операторов преобразования и нестационарных случайных воздействий.

Методика построения математической модели формообразования криволинейной поверхности. Динамическая преобразующая система технологического процесса в общем случае является существенно нелинейной из-за изменения угла давления и, соответственно, условий резания вдоль обрабатываемого профиля. Структуру формообразования рабочей поверхности, например, при шлифовании можно представить как динамическое взаимодействие упругой системы станка, процесса резания, системы программного управления и управляющего контроля.

Передаточные функции отдельных структурных звеньев определяются экспериментально или по аналогам и приводятся к типовым. Взаимосвязи между такими структурными звеньями, как упругая система, процесс резания, система программного управления, находятся на основе анализа схемы обработки и конструкции станка; управляющие воздействия принимаются произвольные из области допустимых; предусматриваются входы для таких случайных и функциональных технологических погрешностей, как износ шлифовального круга, температурные деформации, погрешности измерительных преобразователей.

Преобразование, осуществляющееся при обработке криволинейной поверхности, можно представить как оператор Z:

$$\Delta R(\varphi, t) = Z\{\Delta R(\varphi, t - t_{об}), S(t), R_н(\varphi), N(t), t\}. \qquad (2)$$

S(t) представляет собой вектор управляющих переменных, формируемых программно или на основе анализа состояния обработки системой управляющего контроля:

$$S(t) = \begin{vmatrix} S(t, \Gamma) \\ \omega(t, \Gamma) \end{vmatrix}, \qquad (3)$$

где $S(t,\Gamma)$, $\omega(t,\Gamma)$ - радиальная и тангенциальная подача; Г - информативные параметры, на основе анализа которых формируются управляющие воздействия; $R_н(\varphi)$- номинальный профиль поверхности; $\Delta R(\varphi,t)$ - погрешность профиля после обработки в течение времени t, определяемая как отклонение действительного центроидного профиля от номинального на угле φ, перед обработкой $\Delta R(\varphi,0)$ представляет припуск заготовки; N(t) - вектор случайных факторов, вызывающих технологические погрешности: износ шлифовального круга, тепловые деформации, колебание твердости обрабатываемой поверхности и т.д.

Оператор преобразования можно описать нелинейным дифференциальным уравнением

$$\dot{U} = F(t, U, x) + B(t, x)S(t, U), \qquad (4)$$

где U - n-мерный вектор фазовых координат в пространстве состояний системы; F(t,U,x) - нелинейная вектор-функция, зависящая от времени и вектора параметров динамической системы; B(t,x) - матрица коэффициентов влияния составляющих вектора управления S(t,U).

В результате формируется вычислительная схема, по которой при заданных параметрах X и управлении S при известной входной переменной - припуске $\Delta R(\varphi,0)$ можно получить оценку погрешности профиля $\Delta R_т(\varphi,t)$ при обработке в течение времени t.

Аналитическая оценка процесса резания. В процессе обработки профиль криволинейной поверхности формируется режущей кромкой шлифовального круга, контактирующей в данный момент с обрабатываемой деталью. С целью описания процесса формообразования обрабатываемой поверхности строится система координат XOY, привязанная к технологическим базам детали, и выводится уравнение движения шлифовального круга в этой системе координат.

Центр шлифовального круга опишет центроидный профиль обрабатываемой поверхности, а действительный профиль ρ(θ) реализуется как огибающая к семейству окружностей, представляющих режущую поверхность круга при его движении относительно детали (рис.1).

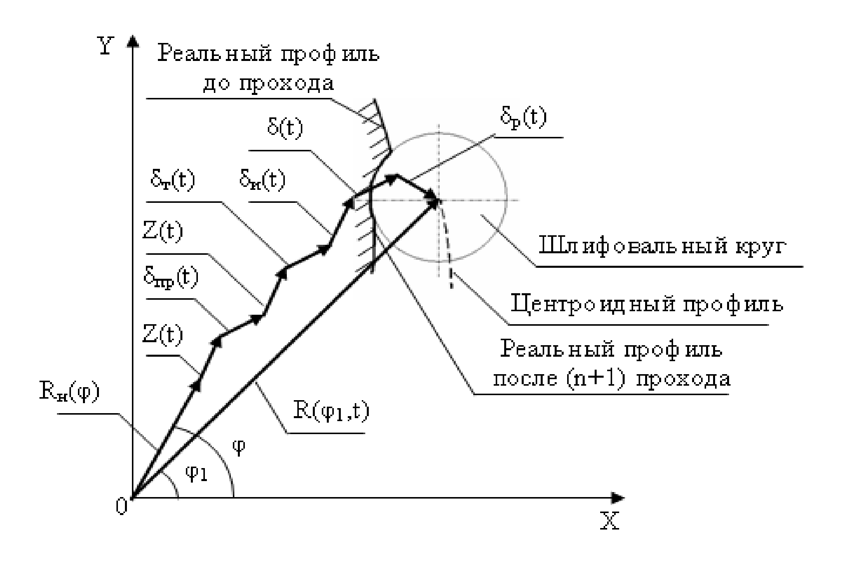


Рис.1. Формирование криволинейного профиля в процессе шлифования

Уравнение размерной цепи центрового профиля в векторной форме записывается в виде

$$\vec{R}(\varphi_1) = \vec{R}_{пр}(\varphi) + \vec{S}(t) + \vec{\delta}_т(t) + \vec{\delta}_и(t) + \vec{\delta}(t) + \vec{\delta}_P(t), \quad (5)$$

где $\vec{R}_{пр}(\varphi)$ - перемещение, заданное системой программного управления; $\vec{S}(t)$ - статическая подача, определяемая как разность радиусов- векторов центра шлифовального круга и минимального центрового профиля в статике, т.е. при отсутствии детали на позиции обработки, а следовательно, отсутствии процесса резания и связанных с ним деформаций СПИД; $\vec{\delta}(t)$ - упругая деформация шпиндельной группы, вызванная силами резания; $\vec{\delta}_т(t)$ - температурная деформация технологической системы; $\vec{\delta}_р(t)$ - силовая деформация технологической системы; $\vec{\delta}_и(t)$- износ режущего инструмента; φ- угол поворота изделия на позиции обработки, определяемый при угловой скорости ω(t) по формуле

$$\varphi(t) = \int_0^t \omega(t)dt. \quad (6)$$

Угловая координата $φ_1$ точки обработки не совпадает с углом поворота φ из-за неколлинеарности векторов упругой деформации $\vec{\delta}(t)$, температурной деформации $\vec{\delta}_т(t)$ и т.д., а также радиус-вектора $\vec{R}_{пр}(\varphi)$. Если рассматривать $R^{(n)}(φ)$ и $R^{(n+1)}(φ)$ как радиус-вектор центрового профиля до и после прохода шлифовального круга, то смещение центрового профиля в направлении радиус-вектора выразится как

$$l^{(n+1)}(\varphi_1) = R^{(n)}(\varphi_1) - R^{(n+1)}(\varphi_1). \quad (7)$$

Считая, что $R^{(n)}(\varphi_1) = R_H(\varphi_1) + \Delta^{(n)}(\varphi_1)$, где $\Delta^{(n)}(\varphi)$ - припуск на обработку по центровому профилю после n-го прохода с учетом соотношения (5), получим

$$\bar{l}^{(n+1)}(\varphi_1) = \bar{\Delta}^{(n)}(\varphi_1) - \bar{S}^{(n+1)}(t) - \bar{\delta}_T(t) - \bar{\delta}_И(t) - \bar{\delta}(t) - \bar{\delta}_P(t). \quad (8)$$

Задающее воздействие системы программного управления можно представить как сумму номинального воздействия $R_н(\varphi)$, погрешности воспроизведения программы $Z(t)$ и силовой деформации $\delta_{пр}(t)$, вызванной процессом резания:

$$\bar{R}_{пр}(\varphi) = \bar{R}_н(\varphi) + \bar{Z}(t) + \delta_{пр}(t). \quad (9)$$

Тогда выражение (8) можно записать в виде

$$\bar{l}^{(n+1)}(\varphi_1) = \bar{\Delta}^{(n)}(\varphi_1) - \left[\bar{S}^{(n+1)} + \bar{Z}(t) + \bar{\delta}_{пр}(t) + \bar{\delta}(t) + \bar{\delta}_т(t) + \bar{\delta}_и(t) + \bar{\delta}_p(t)\right] - \\ - \left[\bar{R}_н(\varphi) - \bar{R}_н(\varphi_1)\right]. \quad (10)$$

Если обозначить припуск на обработку заготовки как $R(\varphi,0)$, то после (n+1)-го прохода припуск

$$\Delta^{(n+1)}(\varphi) = \Delta^{(n)}(\varphi) - l^{(n+1)}(\varphi) = \Delta(\varphi,0) - \sum_{i=1}^{n+1} l^{(i)}(\varphi). \quad (11)$$

Однако в размерной цепи, определяющей положение центра шлифовального круга, отсутствует радиус круга, влияющий на погрешность обработки, и глубина резания, определяющая деформации системы. Эти параметры можно учесть, если рассмотреть положение системы координат η, 0_1, ξ, построенной в точке контакта режущей кромки шлифовального круга и реальной поверхности (рис.2).

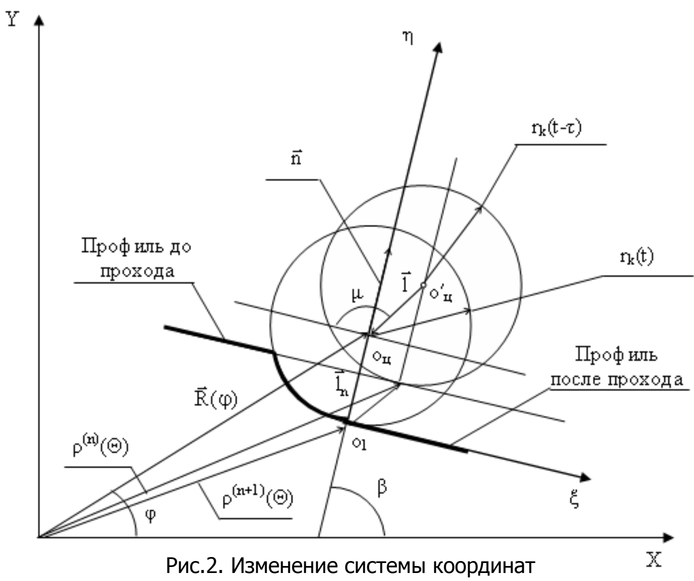


Рис.2. Изменение системы координат

Ось 0_1,η проведем через центр круга $0_ц$; тогда она будет совпадать с нормалью к обрабатываемой поверхности, и ее направляющие косинусы в системе ХОУ определяются как

$$\vec{n} = \{\cos\beta; \sin\beta\} = \{\sin(\mu + \varphi); \cos(\mu + \varphi)\}. \quad (12)$$

Угол μ между радиус-вектором и касательной к поверхности вычисляется по формуле

$$tg\mu = R(\varphi)/R^1_\varphi(\varphi). \qquad (13)$$

Обозначив $\rho^{(n)}(\Theta)$ и $\rho^{(n+1)}(\Theta)$ - векторы точек реальной поверхности на n и (n+1) проходах соответственно, глубину резания по нормали к поверхности можно определить как проекцию разности этих векторов на $\vec{n}$:

$$l^{(n+1)}_{\vec{n}} = \vec{n}\left|\bar{\rho}^{(n)}(\Theta) - \bar{\rho}^{(n+1)}(\Theta)\right|. \qquad (14)$$

Реальная поверхность является эквидистантой для центроидной, поэтому

$$\rho^{(n)}(\Theta) = A\{R^{(n)}(\varphi)\};$$
$$\rho^{(n+1)}(\Theta) = A\{R^{(n+1)}(\varphi)\}.$$

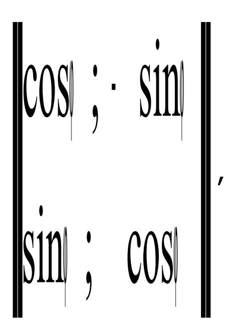
Динамическая характеристика упругой системы станка. Расчету динамической характеристики упругой системы станка посвящен ряд работ [9-11], в которых с достаточной степенью приближения разработаны типовые расчетные схемы. Числовые параметры уравнений движения определяются в результате экспериментальных исследований методами идентификации. Упругие перемещения рассмотрены в системе XO_3Y, связанной с центром шлифовального круга и повернутой относительно ХОУ на угол φ. Тогда перемещения Х и У шлифовального круга под действием радиальной P_n и тангенциальной P_τ сил резания определяются из уравнений:

$$M_X \cdot \ddot{X} + H_X \cdot \dot{X} + C_X \cdot X = P_n \sin\mu \cdot P_\tau \cos\mu;$$
$$M_Y \cdot \ddot{Y} + H_Y \cdot \dot{Y} + C_Y \cdot Y = P_n \cos\mu \cdot P_\tau \sin\mu. \qquad (I5)$$

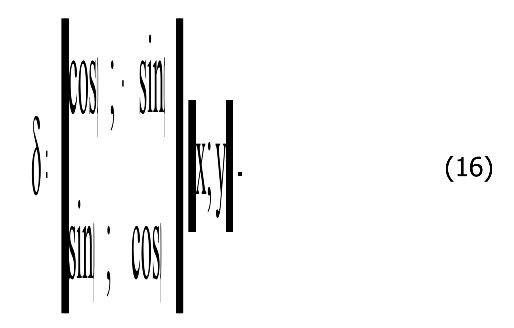
Здесь M_x, M_y, H_x, H_y, C_x, C_y - приведенные параметры, характеризующие массу, демпфирование и жесткость по соответствующим осям координат.

Вектор упругой деформации шпиндельной группы, вызванной силами резания в системе XO_3Y: $\delta = \{x; y\}$.

Так как матрица перехода от $X0_3Y$ к $X0Y$ с точностью до переноса имеет вид



то в системе ХОУ вектор упругой деформации шпиндельной группы



(16)

Динамические характеристики системы программного управления. Из рассмотрения различных методов программного управления можно заключить, что они в основном разделяются на две группы: использующие в качестве программоносителя реальную физическую модель, как, например, копир, и реализующие программу управления как алгоритм, в частности, ЧПУ. Каждая группа имеет свои преимущества и недостатки. Так, при реализации программного управления как алгоритма функционирование подчинено принципу "как сделать" [12], при этом контролю подлежит не качество обработки, а правильность выполнения инструкций программы. Случайные и систематические факторы, неизбежно сопутствующие технологическому процессу обработки, ведут к росту погрешностей обработки и нарушению режимов резания. Особенно существенны эти недостатки на таких финишных операциях, как шлифование криволинейных поверхностей, так как в этом случае увеличение подачи или сбой на каком-либо участке профиля ведет к превышению допустимой силы резания, что вызывает такие дефекты поверхности, как прижоги, или система может стать неработоспособной: мощности резания не хватит для снятия заданного слоя металла и круг потеряет режущую способность. В определенной мере компенсируются эти недостатки введением обратных связей по действительным размерам обрабатываемой поверхности и по параметрам процесса резания, что придает системе программного управления возможность адаптироваться к изменяющимся условиям обработки и повысить эффективность и, главное, надежность процесса обработки.

В то же время методы программного управления, использующие физические модели, такие как копир, обеспечивают охват программоноси-

теля обратной связью, т.е. осуществляют текущий контроль выполнения программы. Это свойство системы ПУ существенно в единичном и мелкосерийном производстве крупногабаритных сложнопрофильных деталей, при изготовлении которых брак должен быть полностью исключен и настроечные проходы, а тем более обработку контрольных деталей осуществить невозможно. Оба метода находят в настоящее время достаточно широкое применение.

Задающее воздействие $R_н(t)$ определяется программой и скоростью протяжки программы $\omega(t)$.

Управляющее устройство сравнивает действительное перемещение бабки изделия $R_п(t)$ и заданное программой $R_н(t)$ и регулирует положение исполнительного механизма:

$$z(t) = R_н(t) - R_п(t). \qquad (17)$$

Нагрузкой служит сила G, являющаяся проекцией сил резания на радиус-вектор центроидного профиля, приведенных к оси штока силы сухого и вязкого трения. Масса M складывается из массы бабки изделия, штока с поршнем и жидкости в рабочем объеме. Тогда уравнение сил запишется:

$$(P_1 - P_2)F - G = M\ddot{R}_{пр.} + sign(\dot{R}_{пр.})T + f\dot{R}_{пр.}, \qquad (18)$$

где f - коэффициент вязкого трения.

Уравнение расходов рабочей жидкости:

$$Q_и = Q_п + Q_{УТ} + Q_D. \qquad (I9)$$

Расход, идущий на перемещение поршня:

$$Q_п = F\dot{R}_{пр.}. \qquad (20)$$

Расход, идущий на утечки в уплотнениях поршня, зависит от зазоров в сопряжении поршень - цилиндр и от разности давлений в полостях гидроцилиндра. Так как зазоры в посадке поршня в гильзе цилиндра при диаметре до 125 мм не превышают 20 мкм, можно считать, что скорость течения жидкости ниже критической и имеет ламинарный характер и поэтому расход пропорционален перепаду давления:

$$Q_{УТ.} = K_{УТ}(P_1 - P_2) . \qquad (21)$$

Расход $Q_D = \frac{d}{dt}\left(\Delta W_ц\right)$ идет на компенсацию объемной деформации жидкости, трубопроводов от золотника до цилиндра и самого цилиндра. Жесткость гидроцилиндра как силового элемента, воспринимающего внешние нагрузки, на порядок выше сжимаемости жидкости [13]. По данным [14], средняя величина объемного коэффициента сжатия βw = 0,000052-0,000075 при давлениях до 10 МПа для масел, применяемых в станочных гидроприводах. Для масел марки “Индустриальное—20” или “Турбинное—22” при нормальных условиях работы принимают объемный модуль упругости

$$E_м = \frac{1}{\beta} \approx 1{,}6 \cdot 10^5 \frac{МПа}{см}.$$

Тогда расход, идущий на деформацию, можно принять:

$$Q_{УТ} = \frac{d}{dt}\left(W\frac{P_1 - P_2}{E_м}\right) = K_ц \frac{d}{dt}\left(P_1 - P_2\right), \qquad (22)$$

где коэффициент упругости цилиндра $K_ц = W_ц/E_м$.

С учетом этих выражений уравнение расхода (19) можно написать в виде

$$Q_И = F\dot{R}_{пр} + K_{УТ}P + K_ц\dot{P}. \qquad (23)$$

Величина силы сухого трения определяется давлением при перемещении поршня цилиндра на холостом ходу. По данным [14], для цилиндров с диаметром поршня 90-180 мм оно составляет не более 0,2 Н и им можно пренебречь. Тогда, исключая из уравнений (18) и (23) величину разности давлений $P = P_1 - P_2$, после преобразований получим:

$$\frac{K_Ц M}{F^2 + K_{УТ} f}\dddot{R}_n + \frac{K_{УТ} M + K_Ц f}{F^2 + K_{УТ} f}\ddot{R}_n + \ddot{R}_n =$$
$$= \frac{F}{F^2 + K_{УТ} f} Q - \frac{1}{F^2 + K_{УТ} f}\left(K_Ц G - K_{УТ} G\right)$$

(24)

или в операторной форме

$$\left(T_1^2 p^2 + T_2 p + 1\right) pR_{пр} = K_V G - K_G \left(T_3 p + 1\right) G, \qquad (25)$$

где k_v - коэффициент усиления по скорости; T_1 - постоянная времени гидроцилиндра; T_2 - коэффициент демпфирования; T_3 - постоянная времени внешних нагрузок; k_G - коэффициент влияния внешних нагрузок.

Элементом сравнения в гидравлической следящей системе является управляющий золотник. В работе [13] принята статическая характеристика управляющего четырехщелевого золотника с радиальным зазором между золотником и корпусом, равным нулю, и прямоугольной формой рабочих щелей длиной b в виде

$$Q = \mu b \sqrt{\frac{p_н}{\rho}} \left[\left(h_0 + z\right) \sqrt{1 - \frac{p}{p_н}} - \left(h_0 - z\right) \sqrt{1 + \frac{p}{p_н}} \right], \qquad (26)$$

где μ - коэффициент расхода; ρ - плотность рабочей жидкости; Р - подведенное давление.

Уравнение выведено в предположении, что перемещение золотника не превышает максимального зазора h_0. При больших перемещениях наступает стабилизация расхода на уровне

$$Q_{max} = 2\mu b h_0 \sqrt{\frac{p_н}{\rho}\left(1 - \frac{p}{p_н}\right)}. \qquad (27)$$

Для линеаризации характеристики уравнение (25) целесообразно представить в виде степенного ряда. Считая, что отклонения от положения равновесия малы, в области линейности статическая характеристика золотника имеет вид Q = k_Z - k_p, где $k_Z = 2b\mu\sqrt{P_н / \rho}$ - усиление золотника по перемещению; $k_P = b\mu h_0 \sqrt{P_н / \rho}$ - усиление золотника по давлению. Учитывая выражение (18), можно переменную Р исключить и получить следующую зависимость для расхода золотника:

$$Q = K_Z Z - \frac{K_P}{F}\left(M\ddot{Z} + f\dot{Z} + G\right) \qquad (28)$$

или в операторной форме:

$$Q = \left(\frac{K_P M}{F} p^2 + \frac{K_P f}{F} p + K_Z \right) Z - \frac{K_P}{F} G \ . \qquad (29)$$

Передаточная характеристика (28) управляющего золотника введена в предположении, что рассогласование Z не выходит из области линейности, т.е. расход не достигает максимального и отсутствуют нагрузки типа сухого трения, ведущие к образованию зоны нечувствительности. Как показали экспериментальные исследования, характеристика реального управляющего золотника имеет насыщение при рассогласовании Z≈0,15 мм и зону нечувствительности b = (0,01-0,15) мм. В соответствии с этим характеристику зависимости Q(z,P) для реального золотника можно представить в виде:

$$Q(z,P) = \begin{cases} Q_{max} = K_z(Z_{max} - b) - K_P P_{max} & (K_Z Z - K_P P) \geq K_Z Z_{max} \\ K_Z(z - b) - K_P P & K_Z b \leq (K_Z Z - K_P P) < K_Z Z_{max} \\ 0 & |K_Z Z - K_P P| \leq K_Z b \\ K_Z(z + b) - K_P P & -K_Z Z_{max} < (K_Z Z - K_P P) < K_Z b \\ Q_{max} = K_z(Z_{max} + b) - K_P P_{max} & (K_Z Z - K_P P) \leq -K_Z Z_{max} \end{cases}$$

(30)

Имитационное моделирование технологических процессов. При реализации модели на ЭВМ возможно исследование точности процесса обработки с помощью имитационного моделирования.

Представление дифференциальных уравнений движения системы в форме Коши. Функциональная схема динамической преобразующей системы процесса шлифования криволинейного профиля, составленная на основе уравнений (10), (15), (24), показана на рис.3.

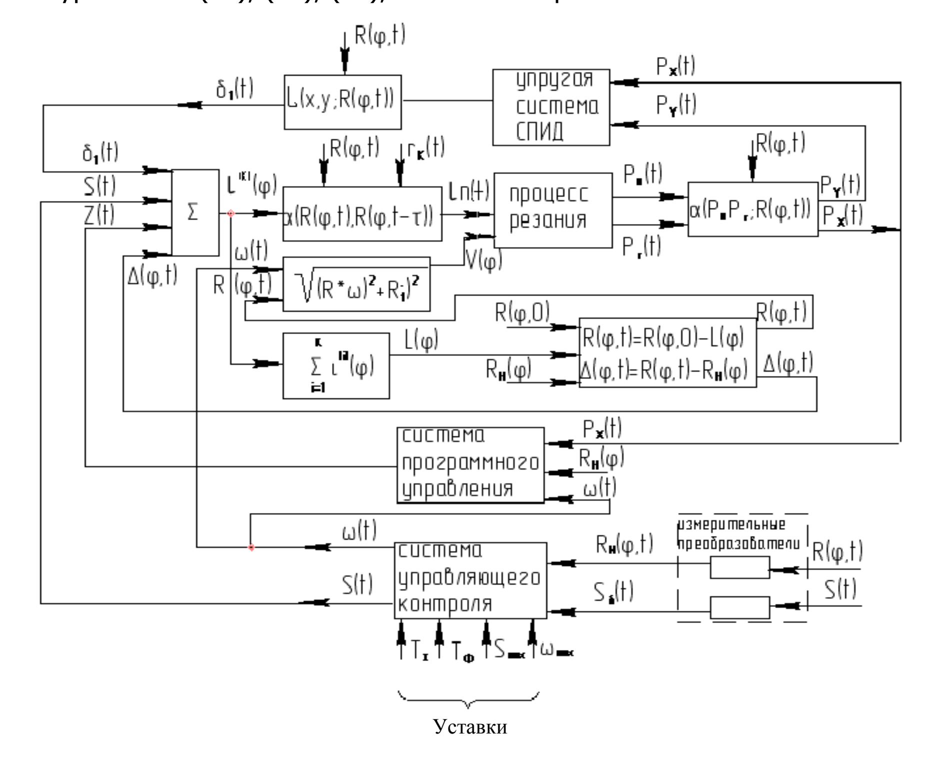


Рис.3. Функциональная схема динамической преобразующей системы процесса шлифования криволинейного профиля

Общая толщина съема металла за n проходов

$$L(\varphi) = \sum_{j=1}^{n} l_j(\varphi) . \qquad (31)$$

Тогда текущий профиль связан с профилем заготовки соотношением

$$R_т(\varphi, t) = R(\varphi, 0) - L(\varphi), \qquad (32)$$

а оставшийся припуск под обработку

$$\Delta R(\varphi, t) = R_т(\varphi, t) - R_н(\varphi) , \qquad (33)$$

где Rн(φ) - номинальный профиль детали.

Система управляющего контроля, структуру которой необходимо синтезировать на основе анализа информативных параметров процесса обработки при заданных ограничениях T_Σ, $T_Ф$, T_{max}, формирует вектор управляющего воздействия $S = \{S(t), \omega(t)\}$.

Для реализации модели на ЭВМ дифференциальные уравнения, описывающие систему, приводятся к форме Коши. Приведение осуществляется по ветвям: процесс резания - упругие деформации по оси X, процесс резания - упругие деформации по оси У, процесс резания - система программного управления; затем вводятся уравнения замыкания ветвей. Исходя из рисунка 4 для ветви процесс резания - деформация по оси ОХ можно написать:

$$\left(M_X p^2 + H_X p + C_X\right) \cdot X = K_P K_X(t)(T_P p - 1) l_n . \qquad (34)$$

Обозначив $b_{0X} = K_P K_X(\varphi); b_{1X} = K_P K_X(\varphi) T_P = T_P b_{0X}$ и разрешив уравнение (34) относительно старшей производной, получим

$$p^2 X = \frac{1}{M}\left(b_{1X} p l_n + b_{0X} l_n - H_x p X - C_x X\right) . \qquad (35)$$

Если расчетную схему строить по структуре рис. 4,а, то понадобится вводить операцию дифференцирования по времени pl_n. Однако дифференцирующие устройства подчеркивают зашумленность входных сигналов, вызванных, к примеру, ошибками дискретизации непрерывных величин на ЭВМ. Операцию можно исключить из алгоритма реализации модели на ЭВМ, вводя специально подобранное фазовое пространство переменных.

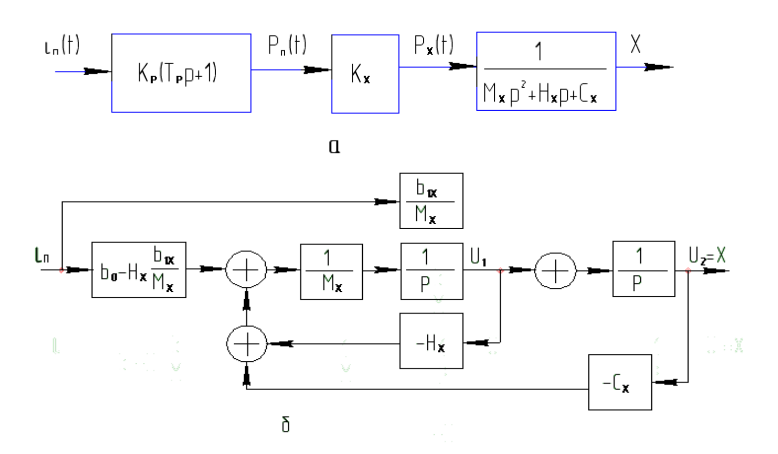


Рис.4. Ветвь процесса резания – деформация по оси ОХ: а – динамические звенья ветви; б – отображение дифференциального уравнения структурной схемой

Для этого перепишем уравнение (35) в виде

$$p^2X = \frac{1}{M}\left(b_{0X}\, l_n - H_x pX - C_x X\right) + \frac{b_{1X}}{M_x} p l_n \qquad (36)$$

и введем переменную U_1, получаемую из дифференциального уравнения

$$pU_1 = \frac{1}{M_x}\left(b_{0x}\, l_n - H_x pX - C_x X\right). \qquad (37)$$

Тогда уравнение (35) можно записать в виде

$$p^2X = pU_1 + \frac{b_{1X}}{M_x} p l_n \qquad (38)$$

Проинтегрировав обе части уравнения (38) и введя переменную U_2 = X, получим систему уравнений

$$\begin{cases} pU_1 = \dfrac{1}{M_X}\left[b_{0X} l_n - H_X\left(U_1 + \dfrac{b_{1X}}{M_X} l_n\right) - C_X U_2;\right. \\ pU_2 = U_1 - \dfrac{b_{1X}}{M_X}, \end{cases} \qquad (39)$$

описывающую изменение во времени деформации X в зависимости от изменения глубины резания l_n в фазовом пространстве:

$$U_1 = pX - \frac{b_{1X}}{M_X} l_n; U_2 = X. \qquad (40)$$

Структурная схема, отображающая систему дифференциальных уравнений (39), показана на рис.4,б.

Аналогично, деформация по оси OY определяется в фазовом пространстве

$$U_3 = pY - \frac{b_{1Y}}{M_Y} l_n ; U_4 = Y \qquad (41)$$

из системы уравнений

$$\begin{cases} pU_3 = \dfrac{1}{M_Y}\left[b_{0Y} l_n - H_Y\left(U_3 + \dfrac{b_{1Y}}{M_Y} l_n \right) - C_Y U_4 \right]; \\ pU_4 = U_3 + \dfrac{b_{1Y}}{M_Y} l_n . \end{cases} \qquad (42)$$

По структурной схеме системы программного управления, считая, что силовое воздействие на гидроцилиндр осуществляет радиальная сила резания P_n, можно написать систему уравнений, описывающих движение следящей системы:

$$\begin{cases} \left(T_1^2 p^2 + T_2 p + 1\right) pR_{пр} = K_V Q + K_G \left(T_3 p + 1\right) G; \\ Q = Q(z, P) ; \\ Z = R_{пр}(t) - R_H(t) ; \\ P = \dfrac{1}{F}\left[(Mp + f) pR_{пр} + G \right]; \\ \left(T_p p + 1\right) l_n = \dfrac{1}{K_p} G. \end{cases} \qquad (43)$$

После введения фазовых координат:

$$U_5 = p^2 R_{пр} - T_1^2 T_2 G ; U_6 = pR_{пр} ; U_7 = R_{пр} \qquad (44)$$

система уравнений (4.13) представляется в виде

$$\begin{cases} pU_5 = \dfrac{1}{\dots}\left[K_V Q + K_G G - T_2 U_6 - U_{\dots} \right]; \end{cases} \qquad (45)$$

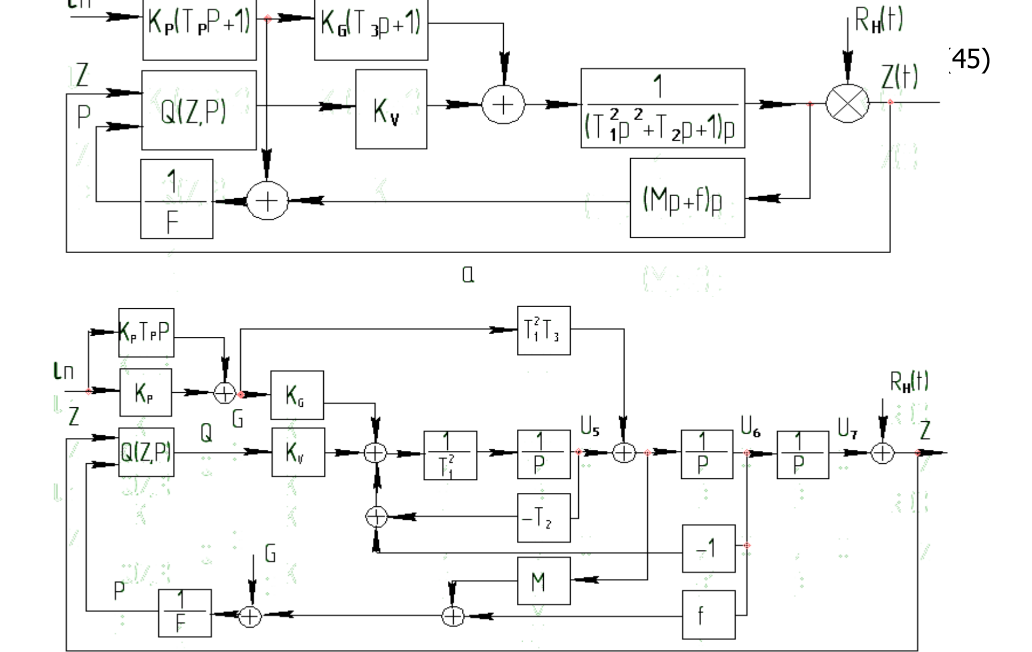


Рис.5. Ветвь система программного управления – процесс резания:
а - функциональные динамические звенья ветви; б - отображение дифференциальных уравнений структурной схемой

На рис.5 представлены структурные схемы, отображающие систему дифференциальных уравнений (39),(42),(45), позволяющие разработать алгоритм численного интегрирования при имитации обработки профиля на ЭВМ.

Заключение. Математическая модель динамической преобразующей системы технологического процесса контурного шлифования, построенная на основе выведенных уравнений, приведена в таблице.

Параметры математической модели

ЛЕВЫЕ ЧАСТИ УРАВНЕНИЙ	МАТРИЦА КОЭФФИЦИЕНТОВ СИСТЕМЫ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ									
	ФАЗОВЫЕ КООРДИНАТЫ							ДОПОЛНИТЕЛЬНЫЕ ПЕРЕМЕННЫЕ		
	U_1	U_2	U_3	U_4	U_5	U_6	U_7	l_n	Q	P_n

СИСТЕМА ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ	pU_1	$-\frac{H}{M}$	$-\frac{C}{M}$	0	0	0	0	0	$\frac{K_P K_X}{M_X}\left(1-\right.$	0	0
	pU_2	1	0	0	0	0	0	0	$\frac{K_P K_X T_P}{M_X}$	0	0
	pU_3	0	0	$-\frac{H}{M}$	$-\frac{C_Y}{M}$	0	0	0	$\frac{K_P K_X}{M_Y}\left(1-\right.$	0	0
	pU_4	0	0	1	0	0	0	0	$\frac{K_P K_X T_P}{M_Y}$	0	0
	pU_5	0	0	0	0	$-\frac{T_2}{T_1^2}$	$-\frac{1}{T_1}$	0	0	$\frac{K}{T_1}$	$\frac{K_G}{T_1^2}$
	pU_6	0	0	0	0	1	0	0	0	0	$T_1^2 T$
	pU_7	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0

ДОПОЛНИТЕЛЬНЫЕ ПЕРЕМЕННЫЕ		УРАВНЕНИЯ СВЯЗИ	ФИЗИЧЕСКИЕ ЗНАЧЕНИЯ ДОПОЛНИТЕЛЬНЫХ ПЕРЕМЕННЫХ
СИСТЕМА УРАВНЕНИЙ СВЯЗИ ДИНАМИЧЕСКИХ ЗВЕНЬЕВ	l	$\Delta(\varphi,t)-S(t)-Z(t)-\delta(t)-\delta_H(t)-\delta_T$	ТОЛЩИНА СНИМАЕМОГО СЛОЯ ПО ЦЕНТРОИДНОМУ ПРОФИЛЮ
	$\Delta(\varphi,$	$R(\varphi,t)-R_H(\varphi)$	ТЕКУЩИЙ ПРИПУСК НА ОБРАБОТКУ ПО ЦЕНТРОИДНОМУ ПРОФИЛЮ
	Z	$U_7-R_H(\varphi)$	ДИНАМИЧЕСКАЯ ПОГРЕШНОСТЬ СИСТЕМЫ ПУ
	$\delta_1(\varphi$	$U_2\cos\varphi-U_4\sin\varphi$	ДЕФОРМАЦИЯ СПИД В РАДИАЛЬНОМ НАПРАВЛЕНИИ
	l_n	$l\sin\mu-\Delta r_K(t)$	ТОЛЩИНА СНИМАЕМОГО СЛОЯ ПО НОРМАЛИ К ПОВЕРХНОСТИ
	Q	$Q(Z,P)$	РАСХОДНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ЗОЛОТНИКА
	P	$\frac{M}{F}\left(U_5+T_1^2T_3P_n+\frac{f}{M}U_6+P_n\right)$	ДАВЛЕНИЕ В ГИДРОЦИЛИНДРЕ СЛЕДЯЩЕЙ СИСТЕМЫ
	P_n	$K_P(T_P p+1)$	РАДИАЛЬНАЯ СИЛА РЕЗАНИЯ
	K_p	$a_V+b_V V$	КОЭФФИЦИЕНТ РЕЗАНИЯ
	V	$\sqrt{(R(\varphi_1 t)\omega)^2+(R'_t)^2}$	СКОРОСТЬ ПЛОЩАДКИ КОНТАКТА ПРОФИЛЯ СО ШЛИФОВАЛЬНЫМ КРУГОМ

Разработанная модель позволяет разделить совокупность переменных на пять подмножеств:

- входные воздействия - профиль заготовки R(φ,0) и припуск на обработку Δ(φ,0);

- выходные переменные - погрешность обработки профиля, отклонение размера заданного профиля $\Delta_\Sigma = \max\limits_{\varphi \in (0;2\pi)} \Delta(\varphi, t)$, отклонение формы заданного профиля $\Delta_\Sigma = \max\limits_{\varphi \in (0;2\pi)} \Delta(\varphi, t) - \min\limits_{\varphi \in (0;2\pi)} \Delta(\varphi, t)$;

- технологические факторы, вызывающе собственно-случайные и функциональные погрешности обработки: износ шлифовального круга $\Delta r_k(t)$, флуктуации коэффициента резания $к_р$, связанные с изменением режущих свойств шлифовального круга и колебанием поверхностной твердости материала, динамическая погрешность системы ПУ, температурные и силовые деформации системы СПИД, ведущие к изменению $R_н(\varphi)$;

- конструктивные факторы: номинальный профиль $R_н(\varphi)$ и ширина рабочей поверхности профиля B;

- управляющие переменные, формируемые системой управляющего контроля на основе измеренных информативных переменных: радиальная подача S(t) и угловая скорость вращения детали ω(t).

Математическая модель описывается системой нелинейных дифференциальных уравнений с переменными коэффициентами и уравнениями связи, осуществляющими замыкание динамических звеньев и характеризующими переменные параметры.

Библиографический список

1. Чарнко Д.В. Основы выбора технологического процесса механической обработки. - М.: Машгиз, 1963. - 320с.

2. Якимов А.В. Оптимизация прогресса шлифования. - М.: Машиностроение,1976. - 176 с.

3. Кондашевский В.В., Лотце В. Активный контроль размеров деталей на металлорежущих станках.- Омск: Западно-Сибирское кн.изд-во, 1976. - 431 с.

4. Точность производства в машиностроении и приборостроении / Под ред. А.Н. Гаврилова. - М: Машиностроение, 1973. - 567 с.

5. Острем К.Ю. Введение в стохастическую теорию управления. - М.: Мир, 1973. - 321 с.

6. Райбман Н.С., Чадеев В.М. Построение моделей процессов производства. - М.: Энергия. 1975. - 372 с.

7. Graupe D. Identification of systems. – New-York: Colorado State University, 1976. - 301 c.

8. Чернецкий В.И. Анализ точности нелинейных систем управления. — М.: Машиностроение, 1968. - 246 с.

9. Кудинов В.А. Динамика станков. - М.: Машиностроение, 1967. - 359 с.

10. Левин А.И. Математическое моделирование в исследовании и проектировании станков. - М.: Машиностроение, 1978. - 184 с.

11. Расчет динамических характеристик упругих систем станков с ЧПУ: Методические рекомендации /Е.В. Хлебалов, Т.С. Воробьева, Г.Я. Чумбуридзе и др. - М.: ОНТИ ЭНИМС, 1976, - 98 с.

12. Программное управление станками /В.Л. Сосонкин, О.П. Михайлов, Ю.А. Павлов и др. - М.: Машиностроение, - 1981. — 398 с.

13. Лещенко В.А. Гидравлические следящие приводы станков с программным управлением. - М.: Машиностроение, 1975. - 288 с.

14. Динамика гидропривода /Под ред. В.Н. Прокофьева. - М.: Машиностроение, 1974. - 292 с.

Материал поступил в редакцию 13.12.06.

V.N. ANANCHENCO, A.I. ANANCHENCO, I.C. TSIBRY, V.V. GOLOVKIN

MODELING OF FORM-BUILDING CURVILINEAR PROFILE FOR POLISH

In article is described the mathematical model of form-building curvilinear profile for polish. The model take into account nonlinear operators of transformation and nonstationary accidental influences.

АНАНЧЕНКО Владимир Николаевич (р. 1938), профессор кафедры "Приборостроение", декан факультета "Автоматизация и информатика" ДГТУ. Окончил РИСХМ (1961).
Основные направления научных исследований – разработка систем управления и контроля качества для автоматизированного производства.
Автор более 100 публикаций.

АНАНЧЕНКО Алла Ивановна, доцент кафедры "Графика и начертательная геометрия" ДГТУ. Окончила РИСХМ (1972).
Автор 25 научных работ в области сельскохозяйственных машин и компьютерных технологий.

ЦЫБРИЙ Ирина Константиновна, доцент кафедры "Приборостроение" ДГТУ. Окончила РИСХМ (1973).
Основные направления научных исследований - магнитные свойства и методы исследований ферромагнитных металлов и сплавов.
Автор более 100 публикаций.

ГОЛОВКИН Виктор Викторович (р. 1956), доцент кафедры "Приборостроение" ДГТУ. Окончил РИСХМ (1978).
Основное направление научных исследований – контроль параметров технологических процессов.
Автор более 20 публикаций.